コンパクト熱交換器用超細密オフセットフィン 多段ろう接構造体の機械的強度特性

石山新太郎

日本原子力研究所大洗研究所核熱利用研究部

J. Japan Inst. Metals, Vol. 68, No. 7 (2004), pp. 490-497
© 2004 The Japan Institute of Metals

Mechanical Properties on Multi Stage Blazed Fin Body with Ultra Fine Off-set Fin for Compact Heat Exchanger at Elevated Temperature

Shintaro Ishiyama

Department of Advanced Nuclear Heat Technology, Japan Atomic Energy Research Institute, Oarai-cho, Ibaraki 311-1397

Three-stage blazed plate fin core model of ultra fine off-set fin, (thickness×height×pitch×off-set pitch=0.2 mm×1.2 mm×1.6 mm×5 mm) blazed by Ni blazing material of the recuperator for 600 MW High Temperature Gas Cooled Reactor Gas Turbine (GTHTR300) system was fabricated and tested on its high temperature mechanical properties. The following results were derived. (1) High temperature static, fatigue and creep mode of fracture mainly occurred at ultra fine off-set fin made of SUS304. (2) Tested model showed almost the same high temperature strength, fatigue and creep behaviors of SUS304 as a main structural material at elevated temperatures up to 873 K, (3) Recuperator designed for the GTHTR300 could be testified on the database of SUS304 base material and (4) The recuperator with the same fin plate structure could be practically applied to the GTHTR300.

(Received May 12, 2004; Accepted May 27, 2004)

Keywords: GTHTR300, recuperator, off-set fin, high temperature strength, high temperature fatigue, creep

1. 緒 論

日本原子力研究所では現在、600 MW 級ヘリウムガス冷却型高温ガス炉ガスタービン発電システム(以下 GTHTR300 と称する)の実用化を目指した詳細検討を行っている¹⁻³⁾。このシステムでは約 50% の高熱効率発電を目標にガスタービン設計がなされている。このような高い効率を達成するためには、タービン機器のほかに、Fig. 1 に示す再生熱交換器についても用いて高い伝熱効率(≧95%)、高い伝熱面密度と熱流束(≧15 MW/m²)を有し、かつ高さ 6 m 以下のコンパクト高耐圧構造体であることが設計仕様上要求されている。

本設計仕様を満足するには超細密フィンを用いた再生熱交換器が適当と考えるが、設計・製作経験は世界的にも見当たらない。そこでフィージビリティスタディとして、この種の熱交換器についての概念検討を行い⁴⁾、SUS304 製の超細密オフセットフィンを用いたプレートフィン型熱交換器を最適機種として選択するとともに、実用化のための再生熱交換器要素の試作試験および伝熱流動などの性能試験を実施し、これらの結果を基に実機基本設計および製作技術の確立を進めてきた⁴⁻⁷⁾。

一方、この再生熱交換器の基本設計検討において GTHTR300 システムの定常運転時で高温側(750 K)と低温

側(422 K)での温度差が 300 K 以上あり、その際プレートフィン部に約 0.6% の最大歪み($\Delta\epsilon_{\max}$)の発生が見込まれる。また、その最高温度が 750 K でクリープ温度領域であることから原子炉プラントの運転繰返しにより再生熱交換器は熱疲労やクリープ疲労を受けることが予想される。従って、再生熱交換器実機の基本設計には熱疲労および高温クリープ疲労についての基準および寿命評価を行うことが必要となる。そのため実際の再生熱交換器の高温強度特性を把握する必要があるが、オフセットプレートフィン型熱交換器実機の伝熱コア部は 1000 段を超える薄板ろう接による複雑な積層構造を有することから、構造解析ならびに強度評価が困難であり、ろう接積層構造を有する伝熱部の疲労やクリープ現象について検討した研究は過去にない。

そこで、本研究では実機同等のオフセットプレートフィン要素を作製し、高温引張り試験、高温疲労試験ならびに高温クリープ試験を実施することにより、ろう接積層構造体の高温強度特性を把握することを目的とした。

2. 実 験 方 法

2.1 供試験体

Fig. 2 に高温引張り試験および疲労試験に用いたプレートフィンモデル試験片(以下積層ろう接試験体と称する)を示す。この積層ろう接試験体寸法は、幅 30 mm×厚さ 10 mm

Fig. 1 Concept of GTHTR300 and its recuperator.

Fig. 2 Three-stage blazed fin core model specimen.

×全長 154.9 mm である。

本試験体中央は、実機伝熱コア部同様オフセットフィン (SUS304 製；厚さ 0.2 mm×高さ 1.2 mm×山谷ピッチ 1.6 mm×オフセットピッチ 5 mm×奥行き 10 mm) 間の各段にセパレータプレート (SUS304；厚さ=0.5 mm) を計 2 枚挟み込んだ三層フィン部 (フィン部長さ 4.9 mm (公称)) となっている。これらの部材間のろう接合は、Ni ろう材 (アモルファステープろう付き MBF20 (星電社製)，厚み=38 μm) を用いて真空炉内で真空度 1.3×10^{-3} Pa，最高温度 1323~1373 K，最高保持時間 10~15 min の条件で行った。

2.2 高温特性試験

2.2.1 高温引張り試験

上記試験片を用いた大気中高温強度試験を JIS Z2241 に準拠して電気機械式引張り圧縮試験機 (インストロン製 5583 type) により引張り試験速度 50 mm/min で行った。試験温度は室温ならびに熱交換器定常運転温度 773 K および異常最高温度 873 K である。試験中の積層ろう接試験体の公称歪み量は、フィン部を挟んで 25 mm 程度の長さの標点距離を設定し、標点距離の変化 δ を計測し、 δ をフィン部長さで除した値とした。ここでの応力値は、負荷荷重を見掛け断面積 (幅×厚さ=30 mm×10 mm) で除した公称応力とした。なお、ここでの標点位置での変形は、後述するように 1 桁以上高い応力の集中を生じるフィン部と異なりほとんど生じないものとした。

2.2.2 高温疲労試験

高温疲労試験は、大気中で積層ろう接試験体を用いて高温低サイクル疲労試験機 (島津製作所製) により 0.3% および 0.6% の歪み制御下で行った。疲労試験速度は約 0.1%/s である。試験温度は室温，773 K および 873 K である。公称歪み計測は、上述の高温強度試験を同様の方法で行った。疲労破壊繰返し数の定義については、通常の歪み制御疲労試験と同様、定常応力値から荷重が 25% 低下した時点のサイクル数とした。また、作用応力値は、負荷荷重を見掛け断面積 (幅×厚さ=30 mm×10 mm) で除した公称応力とした。

2.2.3 高温クリープ試験

高温クリープ試験は、高温クリープ試験装置 (東京衡機社製 3 トンクリープ試験機および同社製定期雰囲気電気炉) を用いて、大気中 773 K および 873 K の温度で JIS 標準試験法に準じて実施した。温度計測は、積層ろう接試験体中央

付近に熱電対を取り付けて行った。応力値は、荷重を見掛け断面積(幅 30 mm×厚さ 10 mm の外径寸法)で除した公称応力値とした。

歪みについては、高温引張り強度試験と同様に測定した。

3. 結 果

3.1 高温引張り強さ

Fig. 3 に室温, 773 K および 873 K の引張り強度試験で得られた公称応力-公称歪み曲線を示す。試験温度の上昇に伴いピーク応力ならびに破断歪みが減少する傾向が観察された。また、ピーク応力以降、積層ろう接試験体に急速破断は生じなかった。Fig. 4(a)に 873 K で破断した積層ろう接試験体の状態を示す。これによると、積層ろう接試験体の破断は三層のうちのいずれかの層でのみ生じ、初期破壊箇所は最大ミーゼス応力の発生するフィン-ろう接部近傍のフィン部側壁で生じ、やがて破壊箇所が拡大しろう接部に及んだ⁸⁾。なお、室温においても破壊形態は 873 K の試験と同様であった。

3.2 高温疲労強度

Fig. 5(a), (b)に積層ろう接試験体の疲労試験中、室温において得られた公称応力-公称歪みサイクル曲線および全応

力範囲-サイクル数曲線をそれぞれ示す。これによると、大きなヒステリシスループが生じ、その大きさは歪み量の増加に伴って大きくなっていくことが分かる。また、Fig. 5(b)より各試験温度において全歪み 0.6% の場合、0.3% と比べて比較的短サイクルの段階で全応力範囲値が増加する傾向を示し、このピーク値以降急激に減少して積層ろう接試験体の破壊に至ることが分かる。一方、0.3% の場合このような顕著な傾向は見られず、ほぼ一定値のまま、 10^4 サイクル近傍で急激な低下傾向を示した。

(a)

(b)

Fig. 5 (a) Nominal stress-nominal strain curves under cyclic strain in the range of 0.32% and 0.6% at 303 K and (b) Change in total stress amplitude during fatigue cycle at elevated temperatures.

Fig. 3 Nominal stress and nominal strain curves obtained from tensile test at elevated temperatures.

(a)

(b)

(c)

Fig. 4 The brazed specimens after (a) tensile strength test, (b) fatigue strength test and (c) Creep strength test at 873 K.

1mm

各試験温度における疲労試験後の積層ろう接試験体の破断箇所は Fig. 4(b) に示すように三層のうちのいずれかの層でのみ生じ、上述の高温引張り試験同様破壊源はフィン-ろう接部近傍のフィン部側壁であった。

3.3 高温クリープ強度

Fig. 6(a) に積層ろう接試験体の高温クリープ曲線を示す。また、このデータを基に各温度・応力で得たクリープ歪み速度を Fig. 6(b) に示す。これによると、各クリープ条件におけるクリープ歪み速度は、試験時間の経過とともに減少していく傾向があることが分かる。そこで、これらのクリープ速度値に対して実験時間中の最小クリープ歪み速度を各クリープ条件におけるクリープ歪み速度として定義し、これを Table 1 にまとめて示す。

Fig. 4(c) に 873 K で破断した積層ろう接試験体の状態を示す。これによると、試験体破断は三層のうちのいずれかの

Fig. 6 Change in (a) creep strain and (b) creep strain rate at creep test.

Table 1 The results of creep test of blazed specimens.

Test temperature (K)	Estimated stress (MPa)	Fracture time (ks)	Minimum creep rate (%/s)
773	416	336.2	7.43×10^{-7}
	352	86292	7.43×10^{-8}
873	320	148.7	6.44×10^{-6}
	224	6067.8	9.48×10^{-8}

層でのみ生じ、破壊箇所は上述の(3.1)高温引張り強さおよび(3.2)疲労試験と同様フィン-ろう接部近傍のフィン部側壁で生じていることが分かる。

4. 考 察

4.1 積層ろう接試験体の局部応力と局部ひずみ

4.1.1 局部応力

上述 3. の各種強度試験結果から、積層ろう接試験体の破壊は、主にフィン部に集中していることが分かった。そこで、積層ろう接試験体の破壊源であるフィン部での局部応力の評価を行った。外部引張り応力が作用した場合の積層ろう接試験体のフィン部は Fig. 7 に示すように外部荷重 P が作用する場合の応力集中モデルとして表した。

ここで、応力集中部での最大応力 $\sigma_{\max}$ は、

$$\sigma_{\max} = \alpha \sigma_n \quad (1)$$

ここで、 σ_n および α はそれぞれ公称応力 ($=P/dh$) と応力集中係数である。

モデル幅 $D=30$ mm、応力集中部幅 ($=d$) は積層ろう接試験体幅内にある全てのフィン数 ($=D/\text{フィンピッチ幅}(=1.6 \text{ mm})) \times \text{フィン厚み}(=0.2 \text{ mm})$ であることから 7.5 mm と与えられることから、フィン部応力は $4\sigma_n (=30 \text{ mm}/7.5 \text{ mm})$ で与えられる。また、この応力集中部局率 ρ ($=\text{フィン高さ}(=1.2 \text{ mm})/2$) である。そこで、応力集中係数 α はパラメータ $\rho/D=0.02$ および $t/D=0.375$ の場合として 4.0 が与えられることから⁹⁾、積層ろう接試験体フィン部の最大応力 $\sigma_{\max}$ は、上述 3. で得られた公称応力 σ_n の 4 倍 $\times$ 4 倍、すなわち $\sigma_{\max}=16\sigma_n$ となる。

4.1.2 局部ひずみ

上述局部応力同様、3. の公称ひずみに対してフィン局部ひずみは、積層ろう接試験体の各段フィン部は並列バネモデルとし、各フィン段間のパーティションは単段バネモデルとすることにより積層ろう接試験体を Fig. 8 に示す連成バネモデルとして表記できる。

フィン部の並列モデルの合成弾性係数 E_1 は、素材の弾性係数を E_0 とした場合、 $E_1=E_0/n$ (n =モデル試験体幅方向のフィン数 ($=\text{モデル試験体幅}(=30 \text{ mm})/\text{フィンピッチ}(=1.6 \text{ mm}) \times 2$) で与えられること、および上述の(1)のフィン部の応力集中から図中の並列バネ要素のひずみ $\varepsilon_1=E_1/\sigma_n \times 4$ として与えられる。

Fig. 7 Stress concentration model for the blazed specimen.

Fig. 8 Spring model for the blazed specimen.

以上のことから積層ろう接試験体の公称ひずみ ε_n は、各バネ要素の総計として

$$\begin{aligned}\varepsilon_n &= (3\varepsilon_1 + 2\varepsilon_2)/\sigma_n \\ &= 2.32E_0/\sigma_n\end{aligned}\quad (2)$$

として与えられる。ここで、 $\varepsilon_2 = E_0/\sigma_n$

以上のことから、モデル試験体のフィン部の局部応力ならびに局部ひずみは、おおよそ 3. で得られた公称応力および公称ひずみをそれぞれ 16 倍および 2.32 倍することにより評価することができる。

4.2 積層ろう接試験体の高温強度特性

4.2.1 積層ろう接試験体の高温強度特性

上述 4.1 の結果から、3.1 で得られた積層ろう接試験体の応力-歪み曲線を補正して再表示すると Fig. 9(a) が得られた。図中破線は SUS304 素材の応力-歪み曲線である¹⁰⁾。これによると、ほぼ同一の曲線が得られていることが分かる。この結果を基に Fig. 9(b) に、3.1 で得られ積層ろう接試験体の高温引張り強さおよび 0.2% 耐力を示す。図中実線および破線はそれぞれ SUS304 素材で得られた高温引張り強さおよび耐力である。これによると、積層ろう接試験体で得られた高温引張り強さおよび耐力は、SUS304 素材のものとほぼ同一であることが分かる。

一方、破壊したフィン側壁近傍のマイクロ組織観察を行い、破壊源の同定を試みた。Fig. 10 に 873 K で試験を行った破断試験片の破壊フィン側壁のマイクロ組織写真を示す。これによると、フィン-ろう接接合部近傍では、フィン側壁母材 (SUS304) 組織と、ろう接部ではろう材-母材 (SUS304)-反応層が観察される。また、破断したフィン側壁先端は絞り変形によるくびれが見られる。また、Fig. 11(a) には、この箇所を試験片断面方向から SEM 観察した結果を示す。これによると、くびれを生じた破面でディンプル破壊が生じていることが分かった。

以上の結果から、高温強度試験を行った際の積層ろう接試験体の破断は、フィン側壁部の SUS304 母材側で生じたことが結論され、その結果、積層ろう接試験体の高温強度は SUS304 母材自身の高温強度により決まるものと考えることができる。

(a)

(b)

Fig. 9 (a) Tensile stress-strain curves of the blazed specimen and (b) Tensile strength of the blazed specimen at elevated temperatures.

Fig. 10 Fracture of plate fin after tensile strength test at 873 K.

4.2.2 フィン積層構造体の高温疲労特性

Fig. 12 に積層ろう接試験体の高温疲労試験(RT~873 K)において得た疲労寿命データと試験片の全ひずみを上述 4.1.2 の局部ひずみに補正した値により得た歪振幅と寿命との関係を示す。図中○●□印は、RT, 773 K および 873 K でそれぞれ試験した際に得られた疲労寿命データであり、曲線は比較のための SUS304 母材の S-N 曲線である¹⁰⁾。これ

Fig. 11 Fractography of plate fin after (a) tensile strength test at 873 K, (b) Fatigue test at 873 K and (c) Creep test at 873 K.

Fig. 12 Relationship between total strain amplitude and fatigue life cycle of the blazed specimens at elevated temperatures.

によると、各試験温度における積層ろう接試験体の S-N データは SUS304 母材とほぼ同寿命となっていることが分かる。

一方、Fig. 13 に疲労破壊した試験片フィン側壁部の組織写真を示す。これによると、疲労破壊端面において引張り破壊試験片のようなフィン側壁部破断先端にくびれは観察されなかった。また、このフィン側壁破断面を積層ろう接試験体断面方向から観察した結果を Fig. 11 (b) に示す。これによると、破断面には金属疲労破壊特有のストライエーションが明瞭に観察された。このストライエーション間隔は写真上方から下方にいくにつれて広がる傾向にあり、これは疲労亀裂が写真の上方から下方に向けて進展したことを示している。明確なストライエーションが確認できるのは、破面の上端から 70~80 μm 程度下までの間であり、それから下は平坦な破面状態へと変化している。これは、疲労試験中、引張り応力と圧縮応力が繰返し与えられているため、ある程度疲労亀裂が開いた後は上下の破面同士がぶつかりあって破面が平坦化されたものと考えられる。

以上の結果から、高温疲労試験を行った際の積層ろう接試験体の破断は、フィン側壁部の SUS304 母材側で生じたことが結論され、積層ろう接試験体の高温疲労強度は SUS304 母材自身の高温疲労強度により決まるものと考えることができる。

4.2.3 積層ろう接試験体の高温クリープ強度特性

Fig. 14 に、積層ろう接試験体のクリープ応力 σ_c と破断時間の関係を示す。なお、ここでのクリープ応力 σ_c は、上述 4.1.1 による補正值である。図中実線および破線は SUS304 素材で 773 K および 873 K でそれぞれ得られたクリープ強度曲線を示す¹⁰⁾。これによると、積層ろう接試験体のクリープ強度が SUS304 素材と同一のものと考えることができる。

Fig. 13 Fracture of plate fin after fatigue test at 873 K.

Fig. 14 Relationship between creep stress and rupture time of the blazed specimens.

一方, Fig. 15 に疲労破壊した積層ろう接試験体フィン側壁部の組織写真を示す. これによると, クリープ破壊端面において引張り破壊試験片のようなフィン側壁部破断先端にくびれが観察され, 延性的なクリープ破断が生じていることを示している. また, このフィン側壁破断面を積層ろう接試験体断面方向から観察した結果を Fig. 11(c) に示す. これによると, 最終破断した部分には延性破壊の特徴であるディンプルが多数観察され, 引張り試験とは異なり, 高温で長時間保持されるため, 最終破断部(ディンプル破面)以外の部分には酸化物が生成していた.

以上の結果から, 高温クリープ試験を行った際の積層ろう接試験体の破断は, フィン側壁部の SUS304 母材側で生じ, 試験体の高温クリープ強度は SUS304 母材自身の高温クリープ強度により決まるものと考えることができる.

そこで, 積層ろう接試験体のクリープ寿命を予想するためクリープ応力と Larson-Miller パラメータ (PLM) により, 寿命曲線の評価を行った.

$$PLM = (T + 273.15) \times \{\log(tr) + 17.37762\} \quad (3)$$

ここで, tr : クリープ破断時間(h), T : 試験温度(°C)である.

その結果を Fig. 16 に示す. また, 図中には SUS304 素材の応力-PLM の関係を比較するために示す. 積層ろう接試験体のクリープ寿命はほぼ SUS304 素材の予想曲線上にあることが分かった.

以上の各種高温試験結果から, 積層ろう接試験体の高温における機械的特性は SUS304 母材とほぼ同等の特性を有することが明らかとなった. 一方, これらの特性のうち GTHTR300 システムの定常運転時の再生熱交換器実機において特に影響を及ぼすと考えられるものは上述した再生熱交換器中に発生する高温/低温冷却材チャンネル間の温度差による熱応力の繰り返しおよびクリープであり, GTHTR300 システムの想定寿命 40 年間における起動運転回数ならびにシステム内温度変動等を考慮した場合, 例えば 0.6% ひずみ相当で数千~数万回の繰り返しと 0.6% 相当応力でのクリープによる破壊が想定される. これらの運転条件は, Fig. 12 および 14 において SUS304 母材ならびに積層ろう接試験体の疲労寿命ならびに相当応力におけるクリープ寿命と比べ

Fig. 15 Fracture of plate fin after creep test at 873 K.

Fig. 16 Relationship between Larson-Miller parameter and creep stress of the blazed specimens.

ば下限限界値に相当することから, 本試験で試作したプレートフィン構造を有するコンパクト熱交換器実機は GTHTR300 運転条件において使用に耐えるものと結論される.

5. 結 論

GTHTR300 システム用の再生熱交換器伝熱コア部を模擬した超細密三層プレートフィンろう接モデル試験体を試作し, この試験体の室温から 873 K までの高温における機械的特性を把握するために大気中における高温強度試験, 高温疲労試験ならびにクリープ試験を実施し, 下記結論を得た.

(1) 各試験温度における積層ろう接試験体の高温引張り強さは, SUS304 母材とほぼ同等の値となり, SUS304 製フィン側壁が主要な破壊箇所であることが分かった.

(2) 高温疲労試験においては, 各試験温度における疲労寿

命は SUS304 母材とほぼ同寿命であり、疲労破壊は、高温強度試験同様 SUS304 製フィン側壁で生じることが明らかとなった。

(3) クリープ試験においては、各試験温度および応力におけるクリープ寿命は SUS304 母材とほぼ同寿命であり、クリープ破壊は、高温引張り強さおよび疲労試験同様 SUS304 製フィン側壁で生じることが明らかとなった。

(4) 以上の結果から、ろう接構造を有するコンパクト熱交換器の高温における機械的特性は、本器を製作する際に用いる母材の特性と一致し、このことから基本設計は母材に準して行うことができることならびに、本試験で試作したプレートフィン構造を有するコンパクト熱交換器実機は GTHTR300 運転条件において十分使用にたえるものと結論された。

本検討は文部科学省から原研への委託により、平成 13 年度に実施された電源特会「核熱利用システムの技術開発」の「高温発電システム」の成果である。

文 献

- 1) S. Takada, T. Takizuka, K. Kunitomi, Y. Xing, S. Katanishi, S. Kosugiyama, T. Minazuki and Y. Miyoshi: J. Japan Atomic Energy Society **1**[4] (2002) 341-351.
- 2) K. Kunitomi, S. Katanishi, S. Takada, T. Takizuka, T. Tanaka, X. Ying, M. Takei, S. Kosugiyama and S. Shiozawa: J. Japan Atomic Energy Society **1**[4] (2002) 352-360.
- 3) S. Katanishi, K. Kunitomi, M. Takei, T. Tanaka, T. Watabe and T. Izumiya: J. Japan Atomic Energy Society **1**[4] (2002) 373-383.
- 4) S. Ishiyama, Y. Muto, M. Kasaba and T. Kaneda: J. Japan Atomic Energy Society **42**[3] (2000) 196-203.
- 5) S. Ishiyama, Y. Muto, M. Tanihira, K. Ogata, Y. Kamito and T. Igari: J. Japan Atomic Energy Society **43**[6] (2001) 603-611.
- 6) S. Ishiyama, Y. Muto, M. Tanihira, K. Ogata and M. Kamito: J. Japan Atomic Energy Society **43**[7] (2001) 708-717.
- 7) S. Matsui, Y. Muto and H. Shiina: JAERI-Tech2000-083 (2001).
- 8) S. Ishiyama and Y. Muto: J. of The Japan Society of Mechanical Engineers **69**[679] A(2003) 182-188.
- 9) T. Yoshizawa: Kikaiyo-so Sekkei, 2nd ed. by Shikabo (1976) pp. 71-77.
- 10) PNC report: Design Guideline of High Temperature Structure of Fast Breeder Reactor, Standard of Material Strength (1985).